بررسی تجربی و عددی چین‌خوردگی فلنجی ورق‌ها در کشش عمیق دوفلزی*

رحمن سیفی(۱) زهرا عباسی(۲)

چکیده *در این مقاله، ایجاد چین‌خوردگی در فرآیند کشش عمیق دوفلزی با روش تحلیلی و استفاده از نرم‌افزار اجزای محدود شبیه‌سازی شده و نتایج آن با نمونه‌های تجربی مقایسه شده است. تأثیر پارامترهای پهنای فلنج، شعاع لبه‌ی ماتریس، شعاع لبه‌ی سنبه، اندازه لقی ورقگیر، شرایط تماس و ضخامت نسبی ورق‌ها بر تعداد و ارتفاع چین‌خوردگی‌ها و تغییرات نیروی سنبه در طول کورس مورد بررسی قرار گرفته است. دو پارامتر میزان لقی ورقگیر و شرایط تماس ورق‌ها بیش‌ترین تأثیر را بر تعداد چین‌خوردگی‌ها دارند و تنها پارامتر تأثیرگذار بر ارتفاع چین‌ها، اندازه‌ی لقی ورقگیر است. با افزایش اندازه‌ی شعاع لبه‌ی سنبه و ضخامت نسبی فلز سخت‌تر، نیروی شکل‌دهی به‌طور قابل‌ملاحظه‌ای افزایش می‌یابد. تغییرات میزان لقی ورقگیر و شعاع لبه‌ی ماتریس تأثیر کمی در تغییر نیروی سنبه دارند.*

واژه‌های کلیدی کشش عمیق دوفلزی، اصطکاک، چین‌خوردگی، روش اجزای محدود.

Experimental and Numerical Analysis of Flange Wrinkling of Bimetal Sheets in Deep Drawing Process

R. Seifi Z. Abbasi

Abstract *In this paper, formation of wrinkling in bimetal deep drawing process has been investigated by the analytical, numerical and experimental methods. The effects of width of flange, fillet radii of matrix and punch, clearance of blank holder, contact conditions and relative thickness of two sheets on the number and height of wrinkle waves are studied. Clearance and contact conditions have the greatest impact on the number of waves while only clearance has significant effects on the height of waves. Increasing of the mandrel edge radius and relative thickness of tougher metal increase significantly the forming force. Variation of holder's clearance and matrix edge radius have a little effects on the punching force.*

Key Words bimetal deep drawing; friction; wrinkling; finite element method.

* تاریخ دریافت مقاله ۹۲/۳/۱۱ و تاریخ پذیرش آن ۹۲/۸/۷ می‌باشد.

(۱) نویسنده‌ی مسؤول: دانشیار، دانشکده‌ی مهندسی، دانشگاه بوعلی سینا همدان.

(۲) کارشناس، دانشکده‌ی مهندسی، دانشگاه بوعلی سینا همدان.

مقدمه

شکل‌دهی فلز به فرآیند ساختی اطلاق می‌شود که در آن شکل معلوم و مشخص یک قطعه فلز جامد بدون آن‌که تغییری در جرم و یا ترکیب مادی آن رخ دهد، به‌طور دائم تغییر کند. کشش عمیق، فرآیند شکل‌دهی عمیق است که برای تبدیل ورق‌های صاف به محصولات حجیم استوانه‌ای، جعبه‌ای و اشکال دیگر به‌کار می‌رود.

در انواع فرآیندهای شکل‌دهی ورق، عیوبی همچون گود شدن و چین‌خوردگی به‌علت وجود تنش‌های فشاری و یا پدیده‌ی گلویی شدن ورق به‌علت تنش‌های کششی دیده می‌شوند.

به ورق‌هایی متشکل از اتصال دو یا چندلایه از جنس متفاوت که به هر شکل یا روشی به هم چسبیده باشند، ورق چندلایه می‌گویند. با پیشرفت علم در زمینه‌های مختلف مهندسی، کاربرد ورق‌های چندلایه نیز افزایش یافته است. استفاده از ورق‌های دولایه با لایه‌ی پلیمری (چسب) برای کاهش انتقال ارتعاش و صدا در صنایع اتومبیل‌سازی، کشتی‌سازی و هوافضا توسعه‌ی زیادی داشته است. در مخازن تحت فشار با سیال خورنده می‌توان از این نوع ورق‌ها استفاده نمود. در مورد فرآیند کشش عمیق دوفلزی مطالعاتی انجام شده است که هر یک به‌نحوی ارائه دهنده‌ی مطالبی تازه بوده‌اند. در ادامه تعدادی از این پژوهش‌ها که مرتبط با تحقیق پیش رو بودند، مورد بررسی قرار گرفته است.

روش تولید ورق چندلایه به سال ۱۸۲۹ برمی‌گردد. والستون [1]، قطعات پلاتین اسفنجی را با فشرده کردن در حالت سرد و چکش‌کاری به یکدیگر اتصال داد.

مواد مرکب به‌علت ساخته شدن از چندین ماده‌ی مختلف، دارای ترکیبی از خواص این مواد هستند، به‌طوری که با تغییر مقدار هر یک از اجزای تشکیل دهنده و تغییر در چگونگی ترکیب این قسمت‌ها، می‌توان خواص مورد نظر را برای ماده‌ی مرکب حاصل ایجاد نمود که هر یک از اجزا به تنهایی فاقد آن خاصیت می‌باشند. این ویژگی منحصر به فرد مواد مرکب است که امروزه موجب کاربرد بیش از پیش این مواد در صنایع مختلف گردیده است. با گسترش و کاربردی شدن این مواد، بررسی روش‌های ساخت و شکل‌دهی این نوع محصولات نیز بسیار لازم و ضروری به نظر می‌رسد. با استفاده از فرآیندهای مختلف شکل‌دهی، تولید انواع مواد مرکب ساخته شده از فلزات مختلف امکان‌پذیر می‌گردد [1,2].

یاماموتو و همکاران [3] به بررسی شکل‌پذیری ورق‌های مرکب آلومینیومی تقویت شده توسط ذرات کاربید سیلیسیم پرداختند. چراوت و بیلوت [4] ساخت ورق‌های مرکب با روش ترکیبی کشش عمیق و لایه‌گذاری را بررسی کردند. لیم و همکاران [5] نیز به بررسی بهینه‌سازی این نوع ورق‌ها پرداختند.

گو-یی و مینگ-نان [6] تحقیقی در مورد فرآیند نورد ورق‌های چندفلزی ارائه کردند. در این پژوهش مدلی تحلیلی با درنظرگیری اصطکاک ترکیبی در بررسی فرآیند نورد سرد ورق‌های دولایه‌ای کاملاً مقید نشده بررسی شده است. صیدی و حبیبی [۷] به بررسی آزمایشگاهی اثر ضخامت و قطر گرده، نیروی ورقگیر و جنس ورق‌های مرکب بر کیفیت و فرم نهایی محصول پرداختند. در همین راستا فرشته صنیعی و عطریانی [۸] اثر ضریب اصطکاک بین دو فلز و نیز ابزار و فلز و نیروی ورقگیر بر نیروی شکل‌دهی و کرنش ضخامتی را با کمک شبیه‌سازی به روش اجزای محدود و آزمایش نمونه‌های تجربی تعیین نمودند. کدخدایان و رجبی [۹] کشش عمیق ورق‌های چندلایه‌ی فلزی با هسته‌ی پلیمری (چسب) را به روش شبیه‌سازی رایانه‌ای و تجربی بررسی نمودند.

در سال ۱۹۵۲ چین‌خوردگی فلنجی در کشش عمیق فنجانی به‌صورت تحلیلی بررسی گردید. احتمال

ایجاد چین، تعداد و دامنه‌ی آن‌ها بر اساس رفتار مواد فلزی و هندسه فلنج تعیین گردید [10]. نیروی لازم برای چین‌خوردگی بر اساس روش انرژی به‌دست آمد و با نتایج تجربی مقایسه گردید. محدوده‌ی مقدار نیروی لازم و تعداد چین‌ها بر اساس رفتار ماده و مشخصات فلنج مشخص شد. بر پایه‌ی این تحقیق، چو و ژو [11] با در نظر گرفتن رفتار الاستوپلاستیک مواد رابطه‌ی دقیق‌تری برای تنش محیطی در لحظه‌ی شروع چین‌خوردگی و تعداد آن‌ها به‌دست آوردند. آن‌ها نشان دادند که مقدار تنش برشی در شروع چین‌خوردگی تأثیر زیادی بر تنش محیطی بحرانی دارد.

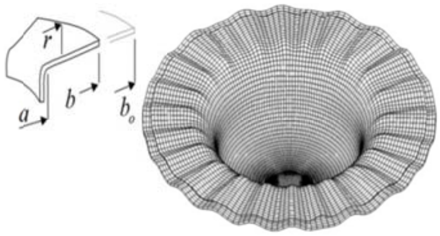
در پژوهشی دیگر چین‌خوردگی فلنجی با راه حل تئوری ناپایداری دو شاخه‌ای شدن (انشعابی) از معادلات حاکم بر مسأله‌ی کشش عمیق در موقعیت فلنج مسطح به‌دست آمده است [12]. از معیار انشعاب هیل برای پیش‌بینی شروع چین‌خوردگی استفاده می‌شود. حداکثر ارتفاع فنجان که می‌تواند بدون شروع چین در فلنج کشیده شود براساس پارامترهای فرآیند با روش المان محدود بر اساس روش لاگرانژ به‌روز شده (لحظه‌ای) پیش‌بینی شده است. شکل‌گیری چین در فلنج ورق با روش تحلیلی و با استفاده از معیار انشعاب هیل توسط هوچینسن و نیل [13] در صفحات و پوسته‌های نازک و کم‌عمق به‌کار رفته است. بر اساس مدل دو بعدی تنش صفحه‌ای برای چین‌خوردگی صفحه‌ی حلقوی الاستوپلاستیک و معیار انشعاب هیل، شرایط بحرانی برای شروع چین‌خوردگی در فلنج دایروی در کشش عمیق به‌دست آمده است. این روش برای بهبود بخشیدن به نتایج قبلی در پیش‌بینی هندسه‌ی چین و تعداد موج تولیدشده، توسعه داده شده است. بر اساس معیار تسلیم ترسکا و فرض رفتار کاملاً پلاستیک در میدان تنش پلاستیک و تئوری تغییر شکل‌های بزرگ نشان داده شده است که نتایج استفاده از تئوری تغییر شکل‌های بزرگ برای تانسور کرنش با حذف مؤلفه‌های غیرخطی با نتیجه‌ی تئوری تغییرشکل‌های کوچک یکسان است [14].

نتایج تحقیق چنگ و همکاران [15] نشان داد که چین‌خوردگی در ورق مرکب با هسته‌ی پلیمری (چسب) و پوسته‌ی فلزی مشابه رفتار فقط یکی از آن‌ها می‌باشد در حالی که توزیع کرنش مشابه حالت ورق کامل بدون لایه‌ی پلیمری است. در تحقیقی دیگر رفتار ورق مرکب با دو لایه‌ی غیرهمجنس (آلومنیوم- فولاد) به روش تحلیلی، شبیه‌سازی رایانه‌ای و تجربی بررسی شده است [16]. هدف از این مطالعه تعیین حداقل مقدار نیروی ورقگیر برای جلوگیری از چین‌خوردگی است. نشان داده شد که چیدمان ورق‌ها در چین‌خوردگی تأثیر دارد. حداقل نیروی لازم در ورقگیر برای جلوگیری از ایجاد چین بر حسب تغییر پارامترهای مختلف شکل‌دهی تعیین شده است. در پژوهشی دیگر، مروتی و همکاران [17] اثرات تغییر نیروی ورقگیر بر وقوع چین‌خوردگی یا شکست (پارگی) را در کشش عمیق دوفلزی با کمک روش المان محدود و انجام آزمایش بررسی کردند. لی و همکاران [18] به بررسی عددی و تجربی پدیده‌ی تورق (لایه لایه شدگی) در کشش عمیق دوفلزی پرداختند. آن‌ها از رفتار ویسکوالاستیک برای خواص مکانیکی چسب و المان‌های چسبان برای مدل‌سازی آن استفاده کردند. بر اساس نتایج این تحقیق، چین‌خوردگی باعث تورق ورق دوفلزی می‌شود.

در مقاله‌ی حاضر به بررسی چین‌خوردگی در کشش عمیق دوفلزی پرداخته شده است. علاوه بر حالت بررسی شده در مرجع [16] (حالت کاملاً چسبان دو ورق) شرایط دیگر حاکم بر تماس دو ورق نیز مطالعه شده است. اثر عوامل مختلف مانند تغییرات لقی ورقگیر، شعاع لبه‌ی ماتریس و سنبه، نحوه‌ی اتصال دوفلز و ضخامت نسبی آن‌ها بر تعداد و ارتفاع چین‌ها و نیز نیروی شکل بررسی شده است.

تحلیل تقریبی کشش عمیق دوفلزی

در صورت ایجاد چین‌خوردگی در کشش عمیق دوفلزی، تغییر شکلی را می‌توان به‌صورت موج‌های سینوسی در جهت محیطی در نظر گرفت.



شکل ۱ چین‌خوردگی سینوسی در کشش عمیق دوفلزی

همان‌گونه که به‌صورت شماتیک در شکل (۱) نشان داده شده است، تغییر مکان عمودی را می‌توان به‌صورت رابطه‌ی (۱) تقریب زد:

$$w(r,\theta) = C(r-a)(1+\cos n\theta) \qquad (١)$$

که در آن w تغییر مکان در جهت عمود بر سطح افقی ماتریس (قالب)، a مجموع شعاع ماتریس و پروفیل آن، r فاصله از مرکز ماتریس، n تعداد موج‌های چین و C ثابت است.

با فرض ایجاد کمانش موضعی در لحظه‌ی شروع چین‌خوردگی می‌توان روابطی برای محاسبه‌ی تعداد چین‌ها، توزیع تنش‌ها و محاسبه‌ی حداقل نیروی ورقگیر به‌دست آورد. در حالتی که ورقگیر موجود نیست، کمانش زمانی اتفاق می‌افتد که کار انجام شده توسط نیروهای غشایی در فلنج با انرژی کرنشی خمشی آن برابر گردد. با استفاده از معیار تسلیم ترسکا، امکان ایجاد چین‌خوردگی پلاستیک در حالت بدون ورقگیر از رابطه‌ی زیر تعیین می‌گردد [١٦]:

$$\psi = \frac{4D_{11}}{b^2(t_1Y_1+t_2Y_2)} - \frac{G(\rho,n)}{H(\rho,n)} \qquad (٢)$$

به‌ازای ψ مثبت، چین‌خوردگی اتفاق نمی‌افتد. توابع $G(\rho,n)$ و $H(\rho,n)$ عبارتند از:

$$G(\rho,n) = (n^2-3)(1-\rho^2+2\rho^2\ln\rho) - 2n^2\rho^2\ln^2\rho \qquad (٣)$$

$$H(\rho,n) = n^2(1-\rho^2)(n^2/2+2D_{66}/D_{11}) - 2n^2(n^2-1)(1-\rho) - (2+(n^2-1)^2)\ln\rho \qquad (٤)$$

مقادیر مؤلفه‌های سختی D_{11} و D_{66} با فرض آن که فلز شماره یک بالای فلز شماره دو باشد عبارتند از:

$$D_{11} = \frac{1}{24}\left[\frac{E_1((\Sigma t)^3+(\Delta t)^3)}{1-v_1^2} + \frac{E_2((\Sigma t)^3-(\Delta t)^3)}{1-v_2^2}\right] \qquad (٥)$$

$$D_{66} = \frac{1}{48}\left[\frac{E_1((\Sigma t)^3+(\Delta t)^3)}{1+v_1} + \frac{E_2((\Sigma t)^3-(\Delta t)^3)}{1+v_2}\right] \qquad (٦)$$

که در این روابط $\Sigma t = t_1 + t_2$، $\Delta t = t_1 - t_2$، $E = 4E_eE_p/(\sqrt{E_e}+\sqrt{E_p})^2$ مدول الاستیک معادل، E_e مدول الاستیک، $E_p = d\sigma/d\varepsilon$ شیب ناحیه‌ی پلاستیک منحنی تنش-کرنش، v ضریب پواسون، Y تنش تسلیم ماده و $\rho = a/b$ است. توزیع تنش نیز از رابطه‌ی زیر به‌دست می‌آید:

$$\sigma_{r1} = Y_1\ln(b/r) + (b-r)\tau_1/t_1,$$
$$\sigma_{\theta1} = Y_1(\ln(b/r)-1) + (b-r)\tau_1/t_1 \qquad (٧)$$

$$\sigma_{r2} = Y_2\ln(b/r) - (b-r)\tau_2/t_2,$$
$$\sigma_{\theta2} = Y_2(\ln(b/r)-1) - (b-r)\tau_2/t_2 \qquad (٨)$$

اگر ورقگیر وجود داشته باشد و نیروی یکنواختی بر کل سطح فلنجی ورق با مقدار ثابت F وارد کند و از طرف دیگر μ ضریب اصطکاک ورق با ورقگیر و

ماتریس باشد، حداقل مقدار نیروی ورقگیر برای ممانعت از چین‌خوردگی عبارتست از [16]:

$$F = \psi\pi(t_1Y_1 + t_2Y_2)H(\rho, n) / (4\mu I(\rho, n)/b - 16(1-\rho)^2 / w_{max}) \quad (۹)$$

که در آن

$$I(\rho, n) = -(1+3\rho^2)n^2/2 - 3(1-\rho^2)/2 + n^2(2\rho + \rho^2 \ln\rho) \quad (۱۰)$$

توزیع تنش نیز به‌صورت زیر خواهد بود:

$$\sigma_{r1} = Y_1 \ln(b/r) + (b-r)\tau_1/t_1 + (\mu F + \tau_1 A)/(2\pi b t_1),$$
$$\sigma_{\theta 1} = Y_1(\ln(b/r) - 1) + (b-r)\tau_1/\mathbf{t}_1 + (\mu F + \tau_1 A)/(2\pi b t_1) \quad (۱۱)$$

$$\sigma_{r2} = Y_2 \ln(b/r) - (b-r)\tau_2/t_2 + (\mu F - \tau_2 A)/(2\pi b t_2),$$
$$\sigma_{\theta 2} = Y_2(\ln(b/r) - 1) - (b-r)\tau_2/t_2 + (\mu F - \tau_2 A)/(2\pi b t_2) \quad (۱۲)$$

در این معادله $A = \pi(b^2 - a^2)$ سطح فلنجی ورق و τ_1 و τ_2 تنش برشی روی سطوح تماسی دو ورق می‌باشد و $w_{max} = 2Cb(1-\rho)$ که مقدار آن بر اساس کرنش محیطی قابل محاسبه می‌باشد. کرنش محیطی پلاستیک در $r = b$ برابر $\varepsilon_\theta^b = \ln(L_w/2\pi b)$ می‌باشد که در آن L_w طول لبه‌ی چین‌خورده گرده است. طول هر چین L_w/n در $r = b$ بر اساس معادله‌ی (۱) از روابط زیر استخراج می‌شود:

$$r = b \Rightarrow w = w_{max}(1+\cos n\theta)/2 = w_{max}(1+\cos(ny/b))/2$$
$$L_w/n = \int_0^{2\pi b/n} \sqrt{1+(\partial w/\partial y)^2}\,dy = \int_0^{2\pi b/n} \sqrt{1+(w_{max}n/4b)^2 \sin^2(ny/b)}\,dy \quad (۱۳)$$

که در آن $y = b\theta$ است. با تغییر متغیر $\lambda = (w_{max}n/4b)^2$ و $\varphi = ny/b$ و ساده‌سازی، رابطه‌ی L_w به‌صورت زیر خواهد بود:

$$L_w = b\int_0^{2\pi} \sqrt{1+\lambda\sin^2\varphi}\,d\varphi = \left(4b\sqrt{\lambda+1}\right)E(\sqrt{\lambda/\lambda+1}) \quad (۱۴)$$

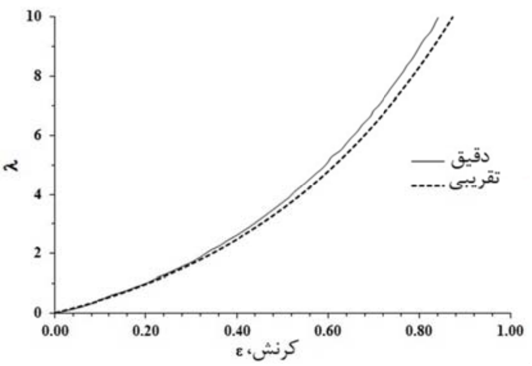
که در آن $E(\kappa) = \int_0^1 \frac{\sqrt{1-\kappa^2 t^2}}{\sqrt{1-t^2}}dt$ انتگرال بیضوی کامل نوع دوم است. البته می‌توان طول چین را با تقریب مناسب از رابطه‌ی زیر به‌دست آورد:

$$L_w = \frac{b\pi}{5}\sum_{m=0}^{9}\sqrt{1+\lambda\sin^2(\frac{2m+1}{2}\frac{\pi}{5})} \quad (۱۵)$$

با جای‌گذاری روابط (۱۵ و ۱۴) در $\varepsilon_\theta^b = \ln(L_w/2\pi b)$ و ساده‌سازی می‌توان نوشت:

$$e^{\varepsilon_\theta^b} = \frac{2}{\pi}\sqrt{\lambda+1}.E(\sqrt{\lambda/\lambda+1}) \approx \frac{1}{10}\sum_{m=0}^{9}\sqrt{1+\lambda\sin^2(\frac{2m+1}{2}\frac{\pi}{5})} \quad (۱۶)$$

با معلوم بودن مقادیر ε_θ^b و b، از این رابطه مقدار λ و w_{max} به تقریب برای هر n به‌دست می‌آید. تغییرات λ بر حسب ε_θ^b در شکل (۲) آورده شده است.

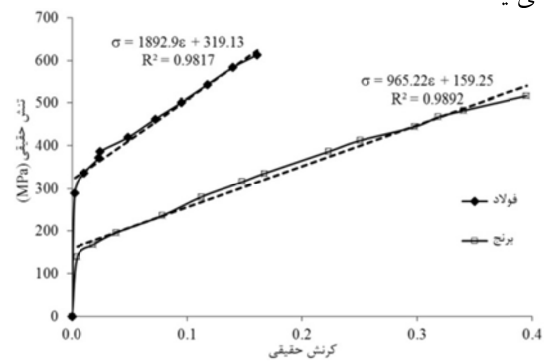


شکل ۲ تغییرات λ بر حسب کرنش پلاستیک ε_θ^b

در حالتی که دو صفحه کاملاً به هم چسبیده باشند آن‌گاه $\tau_1 = \tau_2$ و اگر ضریب اصطکاک بین دو صفحه μ_p باشد در این حالت رابطه‌ی $\tau_1 A = \tau_2 A = \mu_p F$ برقرار خواهد بود.

مواد و نمونه‌ها

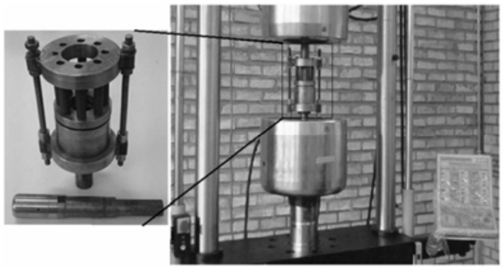
در این تحقیق از دو فلز فولاد و برنج استفاده شده است. مدول الاستیک، E_e فولاد و برنج به‌ترتیب 207 و 105GPa و ضریب پواسون آن‌ها 0.28 و 0.31 می‌باشد. منحنی تنش-کرنش واقعی آن‌ها در شکل (۲) آورده شده است. تنش تسلیم، Y به‌ترتیب 290 و 140MPa و نیز با توجه به شکل (۳) مقدار E_p برابر 1.893و 0.965GPa است. با این داده‌ها، مدول الاستیک معادل برابر 6.308و 3.214GPa به‌دست می‌آید.



شکل ۳ منحنی تنش-کرنش واقعی فولاد و برنج مورد استفاده

قطر گرده‌ی هر دو ورق در تمامی نمونه‌ها 100mmدر نظر گرفته شده است. ضخامت ورق فولادی و برنجی یه‌ترتیب 0.39 و 0.62mm می‌باشد، تنها در یک نمونه اندازه‌ی ضخامت‌ها جابه‌جا شده است. اصطکاک خشک (بدون استفاده از هیچ‌گونه روانکار)، استفاده از روانکاری مانند گریس و اصطکاک چسبنده (استفاده از چسب بین دو لایه) سه حالت مختلف اصطکاکی اعمال شده بین دو لایه‌ی ورق می‌باشد.

قالب خاصی در آزمایشگاه شکل‌دهی فلزات دانشگاه بوعلی سینا طراحی و ساخته شد [۱۹]. این قالب و مونتاژ شده‌ی آن در دستگاه اینسترون ۶۰ تنی مدل ۸۵۰۳ موجود در آزمایشگاه مقاومت مصالح دانشگاه بوعلی سینا در شکل (٤) نشان داده شده است. اندازه‌ی قسمت‌های مختلف قالب در جدول (۱) و ضرایب اصطکاک خشک ورق‌ها با مجموعه‌ی قالب کشش عمیق که با روش آزمایش حلقه تعیین شده‌اند در جدول (۲) مشخص گردیده است [۱۹].



شکل ٤ قالب کشش عمیق، مونتاژ شده به اینسترون [۱۹]

جدول ۱ اندازه‌ی قسمت‌های مختلف قالب [۱۹]

پارامتر	مقدار (mm)
قطر سنبه	٤٦
شعاع لبه‌ی سنبه	۱۰
قطر ماتریس	٤٨/٥
شعاع پروفیل ماتریس	۸
قطر بیرونی ورقگیر	۱۰۰
قطر درونی ورقگیر	٤٩/٥
لقی بین سنبه و ماتریس	۱/۲٥

جدول ۲ ضرایب اصطکاک خشک ورق‌ها با مجموعه‌ی قالب [۱۹]

سنبه و ورق فولادی	ورقگیر و ورق فولادی	ماتریس و ورق برنجی
۰/۲۹	۰/۲۹	۰/۳۱

مقدار جابه‌جایی (کورس) سنبه برابر 20mm انتخاب گردید و سرعت انجام فرآیند (سرعت سنبه) نیز روی مقدار 0.5mm/s تنظیم شد. پس از انجام

فرآیند مجموعه از گریپرها جدا می‌گردد و نمونه از قالب بیرون آورده می‌شود. بسته به مقدار فشردگی فنرهای ورقگیر، تعداد و ارتفاع چین‌خوردگی در نمونه‌ها متفاوت است. به‌عنوان مثال دو نمونه در شکل (۵) آورده شده است.



شکل ۵ دو نمونه کشش عمیق با تعداد و ارتفاع چین‌خوردگی مختلف

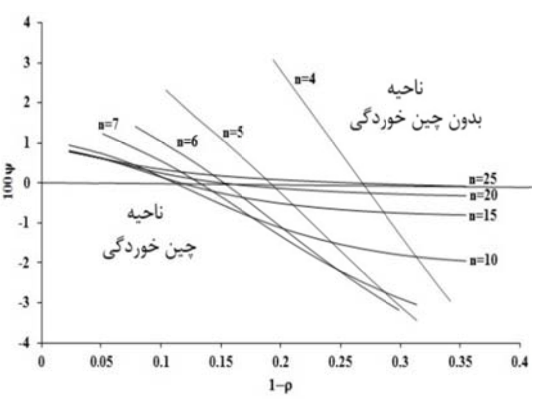
بررسی ایجاد چین‌خوردگی

روش تحلیلی. بر اساس معادلات (۹ و ۲) می‌توان شرایط ایجاد چین‌خوردگی در حالت‌های وجود یا عدم وجود ورقگیر را تعیین کرد. با توجه به اطلاعات ارائه شده، ثوابت موجود در این دو رابطه به‌صورت زیر به‌دست می‌آیند. اندیس ۱ برای فلز برنج و اندیس ۲ برای فولاد است.

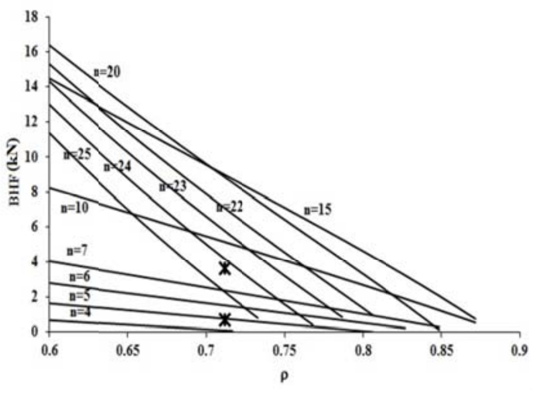
$$\begin{aligned}
&t_1 = 0.62\text{mm},\ t_2 = 0.39\text{mm},\\
&Y_1 = 140\text{MPa},\ Y_2 = 290\text{MPa},\\
&E_1 = 3.214\text{GPa},\ E_2 = 6.308\text{GPa},\\
&v_1 = 0.31,\ v_2 = 0.28,\\
&a = 32.25\text{mm},\ b_0 = 50\text{mm},\\
&D_{11} = 444.81\text{Nmm},\ D_{66} = 157.81\text{Nmm}
\end{aligned} \tag{۱۷}$$

بر اساس این داده‌ها تغییرات پارامتر Ψ بر حسب تغییرات پهنای فلنج، $1-\rho$ در حالت بدون ورقگیر در شکل (٦) آورده شده است.

همان‌گونه که پیش‌تر بیان شد، در حالت بدون ورقگیر به‌ازای مقادیر منفی Ψ چین‌خوردگی اتفاق می‌افتد. با افزایش $1-\rho$، پهنای فلنج و با توجه به شکل (٦) امکان چین‌خوردگی نیز افزایش می‌یابد. در این حالت، احتمال ایجاد چین‌خوردگی با تعداد متوسط بالاتر است. البته تعداد چین‌ها به مقدار مطلق انرژی کرنشی خمشی و نیروهای غشایی وابسته است.



شکل ٦ تغییرات Ψ بر حسب تغییرات $1-\rho$ در حالت بدون ورقگیر



شکل ۷ حداقل نیروی ورقگیر برای جلوگیری از چین‌خوردگی

در شکل (۷) مقدار نیروی ورقگیر (BHF) برای ایجاد تعداد معینی چین بر حسب تغییرات ρ نشان داده شده است. همان‌گونه که دیده می‌شود مقدار نیروی ورقگیر به‌صورت تقریباً خطی با افزایش ρ کاهش می‌یابد ولی با تغییرات n به‌صورت غیرخطی رفتار می‌کند. برای کشش عمیق دوفلزی فولاد و برنج با مشخصات گفته شده، تا حدود ۲۰ چین با افزایش n

مقـدار نیـروی ورقگیـر لازم بـرای جلـوگیری از چین‌خوردگی، افزایش می‌یابد و مجدداً مقدار نیرو برای مقادیر بالاتر از آن کاهش می‌یابد.

روش تجربـی و شـبیه‌سـازی رایانـه‌ای. با توجـه به نتایج قسمت قبل دیده می‌شود که برای ایجاد محصول سالم می‌توان مقدار نیروی ورقگیر را تغییر داد. این موضوع با انجام چند آزمایش تجربی بررسی شده است. تأثیر نیروی ورقگیر برای دو نمونه با شرایط یکسان و با نیروی ورقگیر ٤/٦٥ و ۰/۷۱ کیلونیوتن در شکل (۸) نشان داده شده است. در این نمونه‌ها از گریس با ضریب اصطکاک ۰/۲۲ بین دو لایه استفاده شده است. همان‌گونه که مشخص است نیروی ورقگیر بزرگ‌تر، مانع از ایجاد چین‌خوردگی در محصول شده است. با توجه به این‌که در انتهای کورس، لبه‌ی نمونه‌ها حدود ٤/٧ میلی‌متر به سمت داخل کشیده شده است و نیز با توجه به شکل (۱) که مقدار a برابر ۳۲/۲۵ میلی‌متر است، لذا مقدار ρ حدود ۰/۷۱۲ به‌دست می‌آید. به این ترتیب دو نقطه در شکل (۷) به‌دست می‌آید که برای حدود ٢٤ چین نتایج قابل قبولی خواهد بود.



شکل ۸ مقایسه‌ی نمونه‌ی سالم (نیروی ورقگیر 4.65kN) و چین‌خورده (نیروی ورقگیر 0.71kN)

در شبیه‌سازی رایانه‌ای با روش المان محدود، ورق‌ها به‌صورت تغییرشکل‌پذیر و سایر اجزا یعنی ورقگیر، ماتریس و سنبه به‌صورت جسم صلب مدل‌سازی شده‌اند. رفتار ورق‌ها به شکل الاستیک-پلاستیک (شکل ۳) در نظر گرفته شده است. نوع تحلیل نیز به‌صورت صریح می‌باشد.

برای تعریف تماس ورق‌ها با وجود ورقگیر نیرویی، اصطکاک چسبان و در مدل‌سازی با ورقگیر دارای لقی، اصطکاک کلمبی و رفتار کاملاً زبر و چسبان استفاده شده است. اندازه‌ی ضریب اصطکاک برای سطوح تماس در اصطکاک کلمبی مشخص شده است. در تماس کاملاً زبر هیچ‌گونه لغزشی بین ورق‌ها وجود ندارد و ضریب اصطکاک بی‌نهایت فرض می‌شود. اصطکاک ورق‌ها با مجموعه‌ی قالب، اصطکاک خشک (بدون روانکار) در نظر گرفته شده است. ضرایب اصطکاک مورد نیاز در جدول (۲) آورده شده‌اند.

در ماژول بارگذاری، سرعت حرکت سنبه ۰/٥ میلی متر بر ثانیه تعیین شده است. همچنین در المان‌بندی نمونه‌های تغییرشکل‌پذیر از المان سه‌بعدی مکعبی با هشت گره و نقاط انتگرالگیری کاهیده (C3D8R در نرم‌افزار المان محدود اباکوس) استفاده شد. مجموع تعداد المان ورق‌ها حدود ۲۰ هزار و تعداد گره‌ها در حدود ٢٥هزار می‌باشد. در مجموع، بیست و یک حالت مختلف مدل‌سازی گردید. در مدل‌سازی مربوط به ورقگیر با لقی، تأثیر پارامترهای لقی ورقگیر (C)، شعاع لبه‌ی ماتریس (R_d)، شعاع لبه‌ی سنبه (Rp)، شرایط تماس ورق‌ها و ضخامت نسبی ورق‌ها بر اساس جدول (۳) مورد تجزیه و تحلیل قرار گرفته‌اند.

جدول ۳ مقادیر یا حالات پارامترهای مختلف در مدل‌سازی

نسبت ضخامت ورق فولادی به ورق برنجی	شعاع لبه‌ی ماتریس (mm)	شعاع لبه‌ی سنبه (mm)	لقی ورقگیر (mm)	شرایط تماس ورق‌ها
۰/۶۳ $(T_s/T_b)_1$	۶ (R_{d1})	۸ (Rp_1)	۰/٤ (C_1)	اصطکاک کلمب با ضریب اصطکاک ۰/۰۱ (μ_1)
۱/۵۹ $(T_s/T_b)_2$	۸ (R_{d2})	۱۰ (Rp_2)	۰/۷ (C_2)	اصطکاک کلمب با ضریب اصطکاک ۰/۱ (μ_2)
	۱۰ (R_{d3})	۱۲ (Rp_3)	۱/۰ (C_3)	رفتار اصطکاکی کاملاً زبر (rough)
			۱/۲ (C_4)	اصطکاک چسبان (adhesive)

با توجه به جدول (۳) و بر اساس میزان اهمیت عامل‌ها، بیست و یک ترکیب مختلف تعیین گردید که در جدول (٤) طرح آن‌ها آورده شده است.

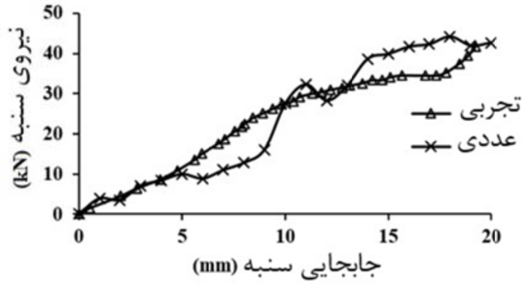
جدول ٤ طرح برای مدل‌سازی‌های انجام شده

sample					
1	R_{d1}	C_1	Rp_2	μ_2	$(T_s/T_b)_1$
2	R_{d2}				
3	R_{d3}				
4	R_{d1}	C_3	Rp_2	μ_2	$(T_s/T_b)_1$
5	R_{d2}				
6	R_{d3}				
7	Rp_1	C_1	R_{d2}	μ_2	$(T_s/T_b)_1$
8	Rp_3				
9	Rp_1	C_3	R_{d2}	μ_2	$(T_s/T_b)_1$
10	Rp_3				
11	μ_1	C_1	R_{d2}	Rp_2	$(T_s/T_b)_1$
12	adhesive				
13	rough				
14	μ_1	C_3	R_{d2}	Rp_2	$(T_s/T_b)_1$
15	adhesive				
16	rough				
17	$(T_s/T_b)_2$	C_1	R_{d2}	Rp_2	μ_2
18	$(T_s/T_b)_2$	C_3	R_{d2}	Rp_2	μ_2
19	C_2	$(T_s/T_b)_1$	R_{d2}	Rp_2	μ_2
20	C_4	$(T_s/T_b)_1$	R_{d2}	Rp_2	μ_2
21	without holder	$(T_s/T_b)_1$	R_{d2}	Rp_2	μ_2

نتایج حاصل از فرآیند کشش عمیق با استفاده از ورقگیر نیرویی. با توجه به اطلاعات تجربی ارائه‌شده، در این قسمت نتایج شبیه‌سازی رایانه‌ای با نتایج آزمایش‌های انجام‌شده مقایسه گردیده است. در جدول (۵) تعداد و ارتفاع چین‌خوردگی‌ها و حداکثر نیروی سنبه در شبیه‌سازی فرآیند کشش عمیق با ورقگیر نیرویی با نمونه‌ی تجربی مشابه مقایسه شده است. همان‌گونه که ملاحظه می‌شود نتایج، هم‌خوانی مطلوبی دارند و خطای قابل‌ملاحظه‌ای بین نتایج تجربی و شبیه‌سازی رایانه‌ای وجود ندارد. در نمونه‌ی تجربی برای اتصال ورق‌ها به یکدیگر از چسب استفاده شده است. در نمونه‌ی شبیه‌سازی نیز از اصطکاک چسبان استفاده شده است. نیروی ورقگیر ۷۱۲ نیوتن می‌باشد. برای این نمونه، تغییرات نیروی سنبه بر حسب کورس آن در شکل (۹) نمایش داده شده است.

جدول ۵ مقایسه‌ی نتایج شبیه‌سازی رایانه‌ای و نمونه‌ی تجربی مشابه (شماره ۱۲)

	حداکثر نیروی سنبه (kN)	ارتفاع چین‌خوردگی (mm)	تعداد چین‌خوردگی
نمونه‌ی تجربی	٤۱/٦	۵	۲٤
شبیه‌سازی رایانه‌ای	٤۰/۹	٤/۷	۲۲



شکل ۹ مقایسه‌ی نتایج شبیه‌سازی رایانه‌ای (FEA) و تجربی (EXP) در اندازه‌گیری نیرو – جابه‌جایی سنبه برای نمونه‌ی شماره‌ی ۱۲



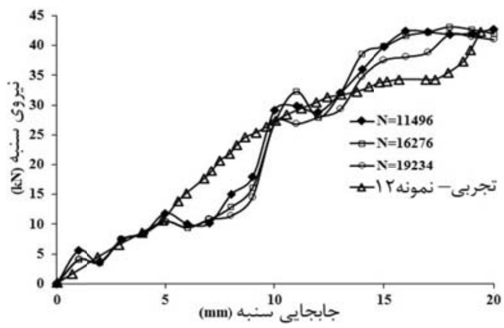
شکل ۱۰ مقایسه‌ی نتایج شبیه‌سازی رایانه‌ای و روش تجربی فرآیند کشش عمیق در نمونه‌ی شماره‌ی ۱۲

در شکل (۱۰) تغییر شکل‌های ایجاد شده و نیز چین‌خوردگی‌ها در نمونه‌ی شماره‌ی ۱۲ نشان داده شده است. همان‌گونه که در این شکل دیده می‌شود چین‌خوردگی در نمونه‌ی شبیه‌سازی شده برای دو فلز به‌صورت تقریباً جداگانه اتفاق افتاده است در حالی که در نمونه‌ی تجربی این حالت کم‌تر مشاهده می‌شود. علت آن می‌تواند عدم مدل‌سازی دقیق رفتار چسب مورد استفاده باشد. در مدل رایانه‌ای، کمانش موضعی در فلنج سریعتر اتفاق می‌افتد و به همین خاطر تغییرات نیرو در شکل (۹) برای شبیه‌سازی رایانه‌ای بیش‌تر از اندازه‌گیری تجربی می‌باشد.

اثر تعداد المان بر نتایج شبیه‌سازی رایانه‌ای. یکی از موارد لازم در مورد اطمینان از نتایج تحلیل شبیه‌سازی رایانه‌ای، عدم وابستگی نتایج به نحوه و تعداد المان‌های مورد استفاده در مدل است. این مورد در مورد مدل شماره‌ی ۱۲ در جدول (٦) و شکل (۱۱) برای سه نوع المان بندی آورده شده است. دیده می‌شود که تعداد المان حدود ۲۰ هزار و حتی کمتر برای این نمونه مناسب است.

جدول ٦ مقایسه‌ی تعداد و ارتفاع چین‌ها و حداکثر نیروی سنبه با تغییر تعداد المان‌ها

حداکثر نیروی سنبه (kN)	ارتفاع چین (mm)	تعداد چین‌ها	تعداد المان
٤۲/۸	٥/۳٤	۱۹	۱۱٤۹٦
٤۲/۱	٤/٥٦	۲۱	۱٦۲۷٦
٤۰/۹	٤/۸	۲۲	۱۹۲۳٤



شکل ۱۱ تأثیر تغییر تعداد المان ورق‌ها بر منحنی نیرو–جابه‌جایی سنبه

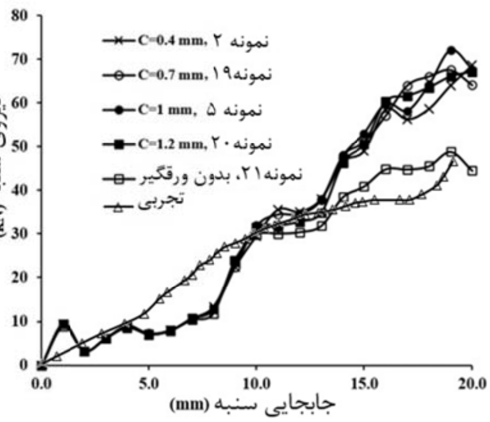
جدول ۷ مقایسه‌ی تعداد چین‌ها، ارتفاع چین و حد اکثر نیروی سنبه با تغییر لقی ورقگیر

حداکثر نیروی سنبه (kN)	ارتفاع چین (mm)	تعداد چین‌های ورق برنجی	تعداد چین‌های ورق فولادی	شماره‌ی مدل‌سازی
٦۸/٦	۰/۳٦	۲٦	۲۷	۲ (C=0.4 mm)
٦۷/٦	۰/٦۷	۲۳	۲٤	۱۹ (C=0.7 mm)
۷۲/۰	۰/۹٥	۲۲	۲٤	٥ (C=1 mm)
٦۷/۲	۱/۱٤	۲۰	۲۳	۲۰ (C=1.2 mm)
٤۸/۸	٦/۳٥	۱۹	۲۱	۲۱ (without holder)

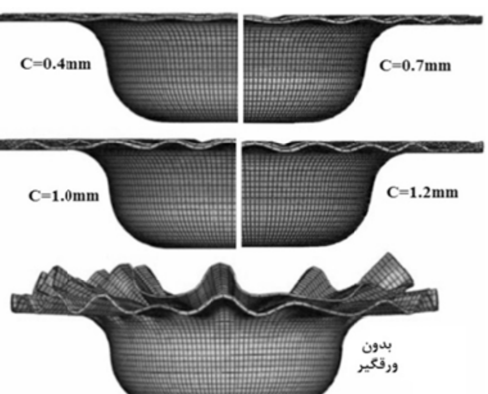
اثر لقی ورقگیر. چهار مقدار متفاوت ۰/٤، ۰/۷، ۱ و ۱/۲ میلی‌متر برای لقی ورقگیر در مدل‌سازی‌ها در نظر گرفته شده است. برای بررسی اثر لقی، سایر پارامترها ثابت نگه داشته شده‌اند. در جدول (۷) و شکل‌های (۱۳ و۱۲) نتایج ارائه شده است. با مقایسه‌ی این نتایج دیده می‌شود که افزایش لقی ورقگیر موجب کاهش تعداد چین‌ها و افزایش ارتفاع آن‌ها می‌شود. با حذف ورقگیر به‌طور قابل‌ملاحظه‌ای تعداد چین‌ها کاهش و ارتفاع چین‌ها افزایش یافته است. تغییرات حداکثر نیروی سنبه با تغییر لقی ورقگیر در لقی‌های کم در حدود kN ۱ بوده است و با افزایش لقی ورقگیر تقریباً تا kN ۵ افزایش یافته است. همان‌طور که در جدول مشاهده می‌شود، بیش‌ترین نیروی سنبه در لقی mm ۱ و کمترین آن در لقی mm ۱/۲ است.

در شکل (۱۳)، تغییر فرم و ارتفاع چین‌ها در مدل‌های ۲، ۱۹، ۵ و ۲۰ با یکدیگر مقایسه شده‌اند. تغییر فرم نمونه بدون ورقگیر (نمونه‌ی شماره‌ی ۲۱) نیز در این شکل آورده شده است.

با توجه به شکل (۱۲) تغییرات منحنی نیرو– جابه‌جایی سنبه با تغییر لقی ورقگیر کم می‌باشد. همان‌گونه که در این شکل مشاهده می‌شود، در ابتدا هر چهار منحنی بر یکدیگر منطبق هستند، زیرا اثر لقی ورقگیر زمانی نمایان می‌شود که تغییر شکل خارج صفحه‌ای ورق در قسمت‌های محیطی آن با شروع فرآیند کشش عمیق افزایش می‌یابد و ورق با ورقگیر تماس پیدا می‌کند. علت این امر آن است که با شروع فرآیند، ماده‌ای که در قسمت محیطی ورق و خارج از حفره‌ی ماتریس می‌باشد، تحت تنش کششی شعاعی به سمت داخل کشیده می‌شود. در اثر کاهش مداوم شعاع، در این منطقه تنش محیطی فشاری پدید می‌آید که کمانش موضعی قسمت فلنجی را به‌دنبال خواهد داشت. با توجه به شکل (۱۳) و جدول (۷)، هر چه میزان لقی بیش‌تر باشد، به‌علت وقوع کمانش دامنه‌ی چین‌ها نیز بزرگتر خواهد بود ولی تعداد آن‌ها کاهش می‌یابد. به‌علت وجود تنش‌های محیطی فشاری در فلنج، در این نواحی ضخامت ورق‌ها افزایش می‌یابد. از این رو، لقی بین ورقگیر و ورق‌ها باید در نظر گرفته شود و از مقدار خاصی نباید کمتر باشد. در صورت کم بودن مقدار لقی، امکان گیر کردن ورق‌ها در بین ماتریس و ورقگیر و در نهایت پارگی آن‌ها وجود خواهد داشت.



شکل ۱۲ تأثیر تغییر لقی ورقگیر بر منحنی نیرو – جابه‌جایی سنبه



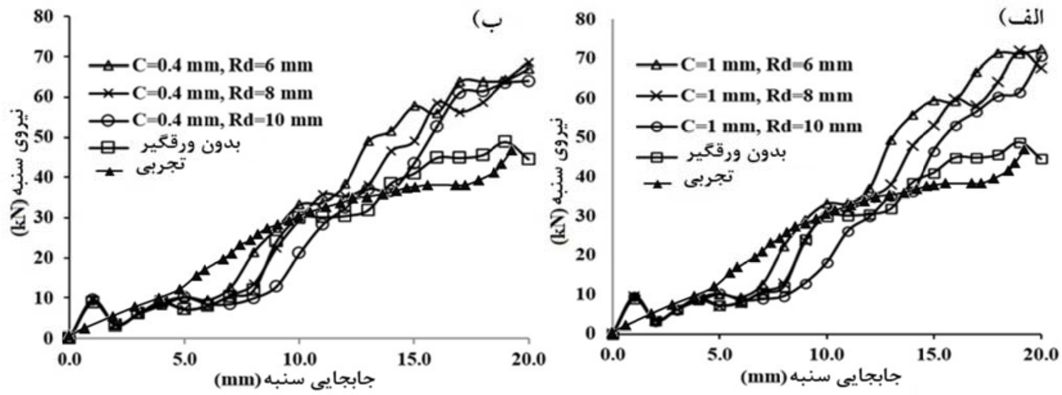
شکل۱۳ اثر مقدار لقی ورقگیر بر تغییر فرم نمونه‌ها

اثر شعاع لبه‌ی ماتریس. برای بررسی اثر شعاع لبه‌ی ماتریس (R_d) سه مقدار متفاوت ٦، ۸ و ۱۰ میلی‌متر به این پارامتر نسبت داده شده است. شش حالت مدل‌سازی و نتایج آن‌ها در جدول (۸) به‌همراه حالت بدون ورقگیر آورده شده است. در شکل (١٤) نیز

اثرات R_d بر تغییرات نیروی شکل‌دهی سنبه نشان داده شده است. شکل‌های (۱٤-الف و ب) به ترتیب تغییرات را به ازای لقی ورقگیر با مقادیر 1mm و 0.4mm نشان می دهند.

جدول ۸ مقایسه‌ی اثر تغییر شعاع لبه‌ی ماتریس و لقی ورقگیر بر تعداد و ارتفاع چین‌ها و حداکثر نیروی سنبه

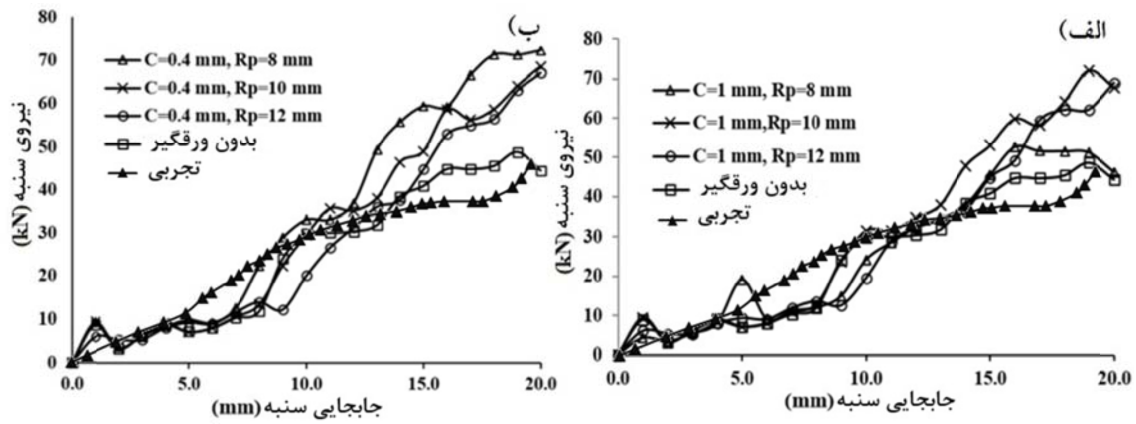
شماره‌ی مدل‌سازی	تعداد چین‌های ورق فولادی	تعداد چین‌های ورق برنجی	ارتفاع چین (mm)	حداکثر نیروی سنبه (kN)
۱ (C=0.4 mm, R_d =6 mm)	۲۷	۲۷	۰/۳۷	٦۷/۱
۲ (C=0.4 mm, R_d =8 mm)	۲۷	۲٦	۰/۳٦	٦۸/٦
۳ (C=0.4 mm, R_d =10 mm)	۲۸	۲۸	۰/۳٦	٦٤/۰
٤ (C=1 mm, R_d =6 mm)	۲٤	۲٤	۰/۹٦	۷۲/۳
٥ (C=1 mm, R_d =8 mm)	۲٤	۲۲	۰/۹٥	٦۷/٦
٦ (C=1 mm, R_d =10 mm)	۲٦	۲٤	۰/۹٤	۷۰/٦
۲۱ (Without Holder)	۲۱	۱۹	٦/۳٥	٤۸/۸



شکل ۱٤ تأثیر تغییر شعاع لبه‌ی ماتریس بر منحنی‌های نیرو–جابه‌جایی سنبه با لقی ورقگیر،
الف) لقی 1mm، ب) لقی 0.4mm

جدول۹ مقایسه‌ی تعداد چین‌ها، ارتفاع چین و حداکثر نیروی سنبه با تغییر دو پارامتر شعاع لبه‌ی سنبه و لقی ورقگیر

شماره‌ی مدل‌سازی	تعداد چین‌های ورق فولادی	تعداد چین‌های ورق برنجی	ارتفاع چین (mm)	حداکثر تیروی سنبه (kN)
۷ (C=0.4 mm, R_p=8 mm)	۲٦	۲٥	۰/۳۷	٥٦/۸
۲ (C=0.4 mm, R_p=10 mm)	۲۷	۲٦	۰/۳٦	٦۸/٦
۸ (C=0.4 mm, R_p=12 mm)	۲٦	۲٦	۰/۳٦	٦۷/۲
۹ (C=1 mm, R_p=8 mm)	۲۲	۲۲	۰/۹۷	٥۲/۷
٥ (C=1 mm, R_p=10 mm)	۲٤	۲۲	۰/۹٥	۷۲/۰
۱۰ (C=1 mm, R_p=12 mm)	۲٤	۲٤	۰/۹٥	٦۸/۸
۲۱ (Without Holder)	۲۱	۱۹	٦/۳٥	٤۸/۸



شکل۱۵ تأثیر تغییر شعاع لبه‌ی سنبه بر نیرو–جابه‌جایی سنبه با لقی ورقگیر، الف) لقی 1mm، ب) لقی 0.4mm

در جدول (۸) و شکل (۱٤) مشاهده می‌شود که با افزایش شعاع لبه‌ی ماتریس تعداد چین‌ها افزایش یافته است ولی ارتفاع چین‌ها تغییر محسوسی ندارند. مقدار نیروی ماتریس در طول کورس کاهش می‌یابد هر چند که مقدار ماکزیمم نیرو تغییرات زیادی ندارد. در همه‌ی حالات مقدار نیروی لازم برای شکل‌دهی و تعداد چین‌ها نسبت به حالت بدون ورقگیر افزایش می‌یابد ولی ارتفاع چین‌ها کمتر است.

اثر شعاع لبه‌ی سنبه. برای بررسی تأثیر شعاع لبه‌ی سنبه سه مقدار متفاوت ۸، ۱۰ و ۱۲ میلی‌متر در نظر گرفته شده است. برای بررسی اثر هم‌زمان لقی نیز دو مقدار ۰/٤ و ۱/۰ میلی‌متر در نظر گرفته شده است. شش حالت مدل‌سازی براساس جدول (٤) برای نمونه‌های ۷، ۲، ۸، ۹، ۵ و ۱۰ انجام شده است. نتایج این مدل‌سازی به‌همراه نتایج حالت بدون ورقگیر در جدول (۹)، شکل (۱۵-الف) برای لقی 1mm و شکل (۱۵-ب) برای لقی 0.4mm آورده شده‌اند.

همان‌طور که در جدول و شکل مشاهده می‌شود تأثیر افزایش شعاع لبه‌ی سنبه بر تعداد و دامنه‌ی چین‌خوردگی‌ها مشابه تأثیر افزایش شعاع لبه‌ی ماتریس بر روی این پارامترها می‌باشد. یعنی با افزایش شعاع لبه‌ی سنبه، تعداد چین‌ها افزایش می‌یابد ولی تغییر محسوسی در ارتفاع آن‌ها مشاهده نمی‌شود. هم‌چنین با افزایش لقی ورقگیر مشابه حالت قبل تعداد چین‌ها کاهش و ارتفاع چین‌ها افزایش یافته است. تغییرات حداکثر نیروی سنبه با تغییر شعاع لبه‌ی سنبه در مقایسه با پارامترهای دیگر بیش‌تر است. در R_p کم، تغییرات حداکثر نیروی سنبه زیاد است و با افزایش R_p، این تغییرات کمتر می‌شود.

اثر شرایط تماس ورق‌ها. همان‌گونه که قبلاً ذکر شد، شرط تماس ورق‌ها با یکدیگر یکی از چهار حالت زیر در نظرگرفته شده است:

۱- اصطکاک کلمبی با ضریب اصطکاک ۰/۰۱.
۲- اصطکاک کلمبی با ضریب اصطکاک ۰/۱.
۳- رفتار کاملاً زبر (rough).
٤- ورق‌ها کاملاً به هم چسبیده (adhesive).

در حالت adhesive ورق‌ها کاملاً به یکدیگر چسبیده‌اند و در صورت باز شدن اتصال به حالت تماسی تبدیل می‌شود و لغزش نسبی وجود دارد. در این حالت برای تماس ورق‌ها، مقادیری برای استحکام عمودی (با یک مؤلفه) و استحکام برشی (با دو مؤلفه) اتصال در نظر گرفته می‌شود. زمانی که تنش‌های عمودی یا فشاری در سطح تماس برابر مقادیر استحکام می‌شوند، اجازه تغییر مکان عمودی نسبی(جدایش) یا مماسی نسبی(لغزش) در محل تماس

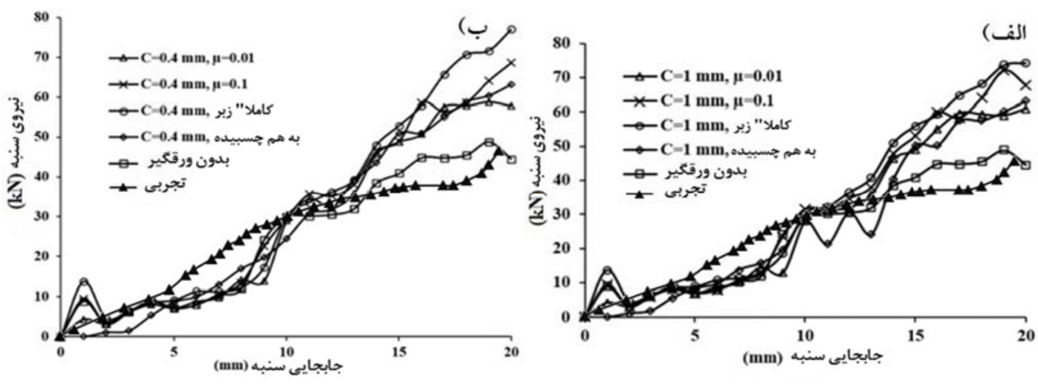
داده می‌شود. در حالت rough ورق‌ها نسبت به هم لغزش نسبی ندارند و ضریب اصطکاک بی‌نهایت فرض می‌شود ولی اجازه‌ی تغییر مکان عمودی نسبی (جدایش) را در هر حال دارند و در حقیقت استحکام عمودی صفر است.

در جدول (۱۰) تعداد چین‌خوردگی‌ها و ارتفاع آن‌هاو نیز مقدار حداکثر نیروی سنبه برای چند حالت مدل‌سازی با یکدیگر مقایسه شده‌اند. در شکل‌های (۱٦–الف و ب) نیز تغییرات نیروی سنبه بر اثر تغییر اندازه اصطکاک و نوع تماس دو ورق فولادی و برنجی به ترتیب برای دو مقدار لقی ورقگیر 1mm و 0.4mm آورده شده است.

می‌توان نتیجه گرفت که با افزایش پیوستگی ورق‌هابه یکدیگر، تعداد چین‌ها کاهش می‌یابد ولی ارتفاع آن‌ها تقریباً تغییری نمی‌کند. تأثیر لقی نیز مانند قسمت‌های قبل می‌باشد. حداکثر نیروی سنبه با افزایش ضریب اصطکاک سطوح تماس ورق‌ها افزایش می‌یابد. در حالتی که ورق‌ها کاملاً به یکدیگر چسبیده‌اند، تغییرات لقی ورقگیر بر حداکثر نیروی سنبه تأثیری زیادی ندارد. به نظر می‌رسد در حالتی که ورق‌ها نسبت به هم لغزش نسبی ندارند (rough) نیروی لازم برای شکل‌دهی بزرگتر است و با وجود لقی کم بین ورقگیر و قطعه باز هم بیش‌تر افزایش می‌یابد. این وضعیت در مراحل پایانی کورس سنبه چشمگیرتر است.

جدول ۱۰ مقایسه‌ی اثر شرایط تماس ورق‌ها و لقی ورقگیر بر تعداد چین‌ها، ارتفاع چین و حداکثر نیروی سنبه

حداکثر نیروی سنبه (kN)	ارتفاع چین (mm)	تعداد چین‌های ورق برنجی	تعداد چین‌های ورق فولادی	شماره‌ی مدل‌سازی
٥٨/٨	۰/۳۷	۲۷	۲۹	۱۱ (C=0.4 mm, μ=0.01)
٦٨/٦	۰/۳٦	۲٦	۲۷	۲ (C=0.4 mm, μ=0.1)
۷۷/۰	۰/۳٦	۲۳	۲۳	۱۲ (C=0.4 mm, adhesive)
٦۳/۱	۰/۳٦	۱٦	۱٦	۱۳ (C=0.4 mm, rough)
٦۰/۹	۰/۹٦	۲٤	۲٤	۱٤ (C=1 mm, μ=0.01)
۷۲/۰	۰/۹٥	۲۲	۲٤	٥ (C=1 mm, μ=0.1)
۷٤/۳	۰/۹۸	۲۲	۲۳	۱٥ (C=1 mm, adhesive)
٦۳/۲	۰/۹٦	۱۲	۱۲	۱٦ (C=1 mm, rough)
٤۸/۸	٦/۳٥	۱۹	۲۱	۲۱ (without holder)



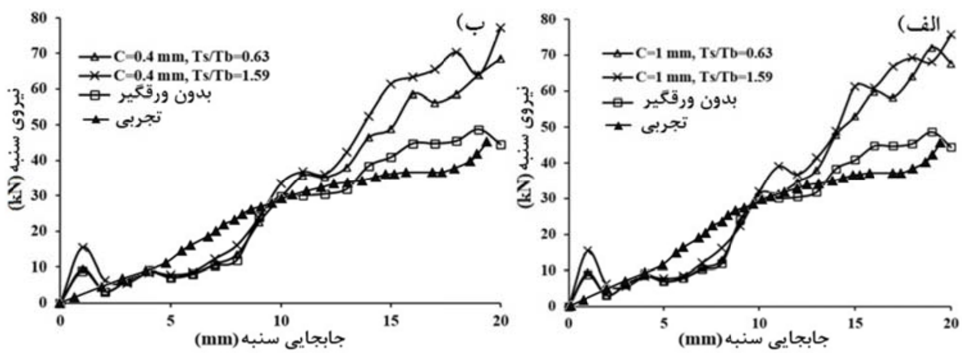
شکل۱٦ تأثیر تغییر شرایط تماس ورق‌ها بر منحنی‌های نیرو–جابه‌جایی سنبه، الف) لقی 1mm، ب) لقی 0.4mm

اثر ضخامت نسبی ورق‌ها. برای بررسی تأثیر ضخامت نسبی ورق‌ها از مدل‌سازی‌های شماره‌ی ۲، ۵، ۱۷ و ۱۸ بر اساس جدول (٤) استفاده شده است. در این مدل‌سازی‌ها مجموع ضخامت ورق‌ها ثابت می‌باشد وضخامت نسبی آن‌ها تغیر داده شده است. در حالت دوم ضخامت ورق فولادی و برنجی به‌ترتیب ۰/٦۲ و ۰/۳۹ میلی‌متر می‌باشد. نتایج مقایسه‌ی اثر ضخامت نسبی ورق‌ها در جدول (۱۱)، شکل (۱۷-الف) برای لقی 1mm و شکل (۱۷-ب) برای لقی 0.4mm آورده شده است.

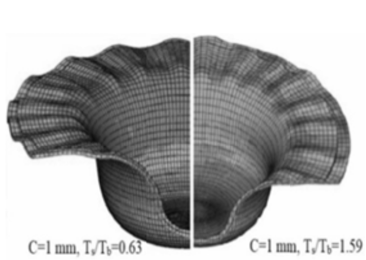
از نتایج جدول (۱۱) و شکل (۱۷) استنباط می‌شود که با افزایش ضخامت فولاد نسبت به برنج تعداد چین‌ها کاهش می‌یابد و ارتفاع چین‌ها تقریباً ثابت باقی می‌ماند. تأثیر افزایش لقی نیز مانند قسمت‌های قبل است. با افزایش ضخامت فولاد نسبت به برنج، حداکثر نیروی سنبه افزایش یافته است. در لقی کم اختلاف در طول کورس بیش‌تر است. در شکل (۱۸) تغییر شکل نهایی نمونه‌های کشش عمیق در مدل‌های شماره‌ی ۵ و ۱۸ مقایسه شده‌اند.

جدول۱۱ اثر تغییر ضخامت نسبی ورق‌ها بر تعداد چین‌ها، ارتفاع چین و حد اکثر نیروی سنبه

شماره‌ی مدل‌سازی	تعداد چین‌های ورق فولادی	تعداد چین‌های ورق برنجی	ارتفاع چین (mm)	حد اکثر نیروی سنبه (kN)
۲ (C=0.4 mm, T_s/T_b=0.63)	۲۷	۲٦	۰/۳٦	٦۸/٦
۱۷ (C=0.4 mm, T_s/T_b=1.59)	۲٤	۲٤	۰/۳٦	۷۷/۳
٥ (C=1 mm, T_s/T_b=0.63)	۲٤	۲۲	۰/۹٥	۷۲/۰
۱۸ (C=1 mm, T_s/T_b=1.59)	۲۲	۲۰	۰/۹٦	۷٥/۷
۲۱ (Without Holder)	۲۱	۱۹	٦/۳٥	٤۸/۸



شکل۱۷ تأثیر تغییر ضخامت نسبی ورق‌ها بر منحنی‌های نیرو-جابه‌جایی سنبه، الف) لقی 1mm، ب) لقی 0.4mm



شکل ۱۸ مقایسه‌ی اثر تغییر ضخامت نسبی ورق‌ها بر تغییر نهایی در مدل‌های شماره‌ی ٥ و ۱۸

نتیجه‌گیری

در این مقاله به بررسی اثر پارامترهای مختلف بر رفتار کشش عمیق دوفلزی با روش‌های تحلیلی، شبیه‌سازی رایانه‌ای و تجربی پرداخته شد. اثر عوامل مختلف بر احتمال ایجاد چین‌خوردگی در قسمت فلنجی به‌صورت تحلیلی بررسی گردید. در قسمت شبیه‌سازی و تحلیلی به بررسی تعداد و ارتفاع چین‌ها و تغییرات نیروی سنبه در طول کورس آن پرداخته شد. بر اساس یافته‌ها، می‌توان نتیجه گرفت مقدار نیروی ورقگیر لازم برای جلوگیری از کمانش موضعی و ایجاد چین در قسمت فلنجی، به‌صورت تقریباً خطی با افزایش پهنای فلنج کاهش می‌یابد ولی با تغییرات تعداد چین‌ها به‌صورت غیرخطی رفتار می‌کند. برای کشش عمیق دوفلزی فولاد و برنج با مشخصات استفاده شده، تا حدود ۲۰ چین با افزایش تعداد چین‌ها، مقدار نیروی ورقگیر لازم برای جلوگیری از چین‌خوردگی، افزایش می‌یابد و مجدداً مقدار نیرو برای مقادیر بالاتر از آن کاهش می‌یابد.

دو پارامتر اندازه‌ی لقی و شرایط تماس ورق‌ها بیش‌ترین تأثیر را بر تعداد چین‌خوردگی‌ها دارند. تأثیر سایر پارامترها بر تعداد چین‌ها کمتر است. تنها پارامتری که به‌طور محسوس بر ارتفاع چین‌خوردگی‌ها تأثیر می‌گذارد میزان لقی ورقگیر است، بنابراین برای رسیدن به محصول مطلوب بایستی میزان لقی ورقگیر را دقیقتر از سایر متغیرها تنظیم نمود. همان‌طور که در نتایج مشاهده شد با حذف ورقگیر و در واقع حذف بزرگترین مانع افزایش ارتفاع چین‌خوردگی، بیش‌ترین ارتفاع چین‌خوردگی به‌وجود می‌آید. کمترین ارتفاع چین‌خوردگی مربوط به میزان لقی ۰/٤ است که در مدل‌های ۲، ۳، ۸، ۱۲، ۱۳ و ۱۷ مشاهده می‌شود و بیش‌ترین ارتفاع چین‌خوردگی با صرف‌نظر از حالت بدون ورقگیر مربوط به لقی ۱/۲ یعنی مدل‌سازی شماره‌ی ۲۰ می‌باشد.

با مقایسه‌ی داده‌های ارائه شده در مورد تغییرات نیروی سنبه می‌توان به نتایج زیر رسید:

– تغییرات میزان لقی ورقگیر و شعاع لبه‌ی ماتریس نسبت به سایر پارامترها تأثیر کمی بر نیروی سنبه دارند.

– با افزایش اندازه‌ی شعاع لبه‌ی سنبه، نیروی سنبه به‌طور قابل‌ملاحظه‌ای افزایش می‌یابد.

– با افزایش ضخامت فولاد نسبت به برنج، ماکزیمم نیروی سنبه نیز افزایش می‌یابد.

نیروی سنبه به شرایط تماس ورق‌ها بستگی دارد، به‌طوری که با افزایش ضریب اصطکاک سطوح تماس ورق‌ها نیروی سنبه نیز افزایش می‌یابد. بیش‌ترین نیروی سنبه در مدل‌سازی شماره‌ی ۱۲ مشاهده می‌شود. در حالتی که ورق‌ها کاملاً به یکدیگر چسبیده‌اند، ماکزیمم نیروی سنبه نسبت به حالت عدم لغزش نسبی کمتر می‌باشد و هم‌چنین مقدار آن با تغییر میزان لقی ورقگیر تغییر زیادی نمی‌کند.

تقدیر و تشکر

از زحمات و کمک‌های مهندس امیر عطریان و سرپرستان محترم آزمایشگاه‌های شکل‌دهی و مقاومت مصالح دانشگاه بوعلی سینا بابت آماده‌سازی نمونه‌ها و انجام آزمایش‌ها، تشکر و قدردانی می‌نماییم.

مراجع

1. Hosford, W.F. and Caddell, R.M., "*Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*", 4th Edition, Cambridge University Press, United Kingdom, (2011).

2. Marciniak, Z., Duncan, J.L. and Hu, S.J., "*Mechanics of sheet metal forming*", Butterworth-Heinemann, USA, (2002).
3. Yamamoto, H., Nishimura, H. and Miyazaki A., "Formability of superplastic aluminum alloy composites reinforced with Sic particles", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 101, pp. 198-208, (2000).
4. Cherouat, A. and Billoet J.L., "Mechanical and numerical modeling of composite manufacturing processes deep-drawing and laying-up of thin pre-impregnated woven fabrics", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 118, pp. 460-471, (2001).
5. Lim, T.C., Ramakrishna, S. and Shang, H.M., "Optimization of the formability of Knitted fabric composite sheet by means of combined deep drawing and stretch forming", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 89-90, pp. 99-103, (1999).
6. Gow-Yi, T. and Ming-Nan, H., "Analytical modified model of the cold bound rolling of unbounded double-layers sheet considering hybrid friction", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 140, pp. 622-627, (2003).

۷. صیدی، جمال و حبیبی، نبرد، "مطالعه تجربی اجزای دوفلزی فرآیند کشش عمیق"، دهمین کنگره سالانه انجمن مهندسین متالورژی ایران، شیراز، (۲۵ تا ۲۶ آبان ۱۳۸۵).

۸. فرشته صنیعی، فرامرز و عطریانی، امیر، "بررسی تجربی و عددی اثر نیروی ورقگیر و اصطکاک در فرآیند کشش عمیق ورق‌های دوفلزی"، پانزدهمین کنفرانس سالانه مهندسی مکانیک، تهران، (۲۵ تا ۲۷ اردیبهشت ۱۳۸۶).

۹. رجبی، علی و کدخدایان، مهران، "بررسی ورق‌های فلز-کامپوزیتی در فرآیند کشش عمیق و مقایسه آن با نتایج تجربی"، یازدهمین کنفرانس ساخت و تولید ایران، تبریز، (۲۷ تا ۲۹ مهر ۱۳۸۹).

10. Seior, B.W., "Flange wrinkling in deep-drawing operations", *Journal of the mechanics and physics of solids*, Vol. 4, pp. 235-246, (1956).
11. Chu, E. and Xu, Y., "An elastoplastic analysis of flange wrinkling in deep drawing process", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, pp. 1421-1440, (2001).
12. Saxena, R.K. and Dixit P.M., "Prediction of flange wrinkling in deep drawing process using bifurcation criterion", *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 12, pp. 19-29, (2010).
13. Hutchinson, J.W. and Neale K.W., "Wrinkling of curved thin sheet metal", *International Symposium on plastic Instability*, Paris, pp. 71-78, 9-13 September, (1985).
14. Kadkhodayan, M. and Moayyedian, F., "Analytical elastic–plastic study on flange wrinkling in deep drawing process", *Scientia Iranica B*, Vol. 18(2), pp. 250–260, (2011).
15. Cheng, H.S., Cao, J., Yao, H., Liu, S.D. and Kinsey, B., "Wrinkling behavior of laminated steel sheets", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 151, pp. 133–140, (2004).
16. Morovvati, M.R., Mollaei-Dariani, B. and Asadian-Ardakani, M.H., "A theoretical, numerical, and experimental investigation of plastic wrinkling of circular two-layer sheet metal in the deep drawing", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 210, pp. 1738–1747, (2010).

17. Morovvati, M.R., Fatemi, A. and Sadighi, M., "Experimental and finite element investigation on wrinkling of circular single layer and two-layer sheet metals in deep drawing process", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 54, pp. 113-121, (2011).

18. Li, H., Chen, J. and Yang, J., "Experiment and numerical simulation on delamination during the laminated steel sheet forming processes", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 68, pp. 641-649, (2013).

۱۹. عطریان افیانی، امیر، "مطالعه‌ی عددی و آزمایشگاهی فرآیند کشش عمیق ورق‌های دو فلزی"، پایان‌نامه‌ی کارشناسی ارشد، دانشگاه بوعلی سینا، همدان، (۱۳۸٦).